



Simulation numérique d'un dispositif de retenue d'enfant

Jessy Lefeuve, Erwan Verron, Bernard Peseux, Franck Delcroix, Haja Rabeony

► To cite this version:

Jessy Lefeuve, Erwan Verron, Bernard Peseux, Franck Delcroix, Haja Rabeony. Simulation numérique d'un dispositif de retenue d'enfant. *Mechanics & Industry*, 2001, 3 (2), pp.201-208. hal-01381097

HAL Id: hal-01381097

<https://hal.science/hal-01381097>

Submitted on 14 Oct 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Distributed under a Creative Commons Attribution| 4.0 International License

Simulation numérique d'un dispositif de retenue d'enfant

Numeric simulation of a child restraint seat

Jessy Lefeuvre ^{a,*}, Erwan Verron ^a, Bernard Peseux ^a, Franck Delcroix ^b, Haja Rabeony ^c

^a *Laboratoire Mécanique et Matériaux, Division Structures, École Centrale Nantes, BP 92101, 44321 Nantes cedex 03, France*

^b *Mecalog, Centre d'Affaires, Bât. A, 4^{ème} étage, 2, rue de la Renaissance, 92184 Antony cedex, France*

^c *Ampafrance SA, RDI, BP 905, 49309 Cholet cedex, France*

Résumé

Le présent article s'intéresse à l'utilisation de la simulation numérique dans la boucle de conception d'un dispositif de retenue d'enfant (DRE). L'essai dynamique expérimental d'homologation de DRE imposé par le règlement européen R44/03 est tout d'abord présenté. Une première simulation numérique de DRE est ensuite réalisée dans un cas élastostatique, puis avec un modèle élastodynamique. Afin d'améliorer le modèle, l'accent est mis sur une modélisation fiable du comportement du matériau utilisé (polypropylène). Le choix se porte sur le modèle de comportement de polymère vitreux développé par Boyce, Parks et Argon. Ce modèle superpose une résistance isotrope simulant l'inclusion de défauts dans les chaînes moléculaires lors du cisaillement et une résistance entropique due à l'alignement de ces chaînes sous l'effet de la déformation, et simulée par un modèle moléculaire. Une comparaison entre intégration explicite et intégration implicite de cette loi de comportement est réalisée, dans le but de limiter les temps de calcul en vue d'une implantation de la loi dans un code de calcul commercial.

Abstract

The present paper deals with the use of numerical methods in the design project of a child restraint system (CRS). First, the experimental dynamic test of child restraint systems is presented as imposed by the European regulation R44/03. Then, a first numerical simulation of the CRS is performed using both an elastostatic model and an elastodynamic approach. In order to improve the model, we focus on the modelling of the material behaviour (polypropylene). The constitutive equation of glassy polymer developed by Boyce, Parks and Argon is chosen. This model superimposes an isotropic resistance that simulates defaults in the molecular chains during shear and an entropic resistance due to the chain alignment induced by deformation. A comparison between explicit and implicit integration methods is performed. This study, which aim is the limitation of CPU time during finite elements analysis, will pave the way for the implementation of the constitutive equation in a commercial code.

Mots-clés : Sécurité passive ; Dispositif de retenue d'enfant ; Polymères thermoplastiques ; Élastoviscoplasticité ; Intégration numérique

Keywords: Passive security; Child restraint seat; Thermoplastics; Elastoviscoplasticity; Numerical integration

1. Introduction

Avec le développement actuel des moyens de calcul, l'accès des entreprises à la simulation numérique s'accroît

fortement. Les codes de calcul deviennent dès lors des outils d'aide à la conception incontournables pour beaucoup d'entreprises et notamment celles traitant de la sécurité passive automobile. Dans ce contexte, la société Ampafrance SA, en collaboration avec le Laboratoire de Mécanique et Matériaux de l'École Centrale de Nantes, a mis en place un projet d'étude numérique d'un dispositif de retenue pour enfant (DRE) visant à comprendre l'historique et les modes de déformations de ces structures pendant un crash test.

Nomenclature

F	tenseur gradient de la transformation	C^R	module d'hyperélasticité..... Pa
F^e	tenseur gradient de la transformation élastique	N	nombre de liaisons rigides entre les enchevêtrements des chaînes moléculaires
F^p	tenseur gradient de la transformation plastique	L^{-1}	inverse de la fonction de Langevin
R	tenseur rotation de la transformation	V_{chain}^p	élongation plastique d'une chaîne
R^e	tenseur rotation élastique de la transformation	$\dot{\gamma}^p$	vitesse de cisaillement plastique s^{-1}
R^p	tenseur rotation plastique de la transformation	$\dot{\gamma}_0$	facteur pré-exponentiel s^{-1}
V^p	tenseur des déformations plastiques pures	A	paramètre d'amortissement
D^p	tenseur vitesse de déformation plastique	θ	température..... K
I	tenseur identité	τ	contrainte équivalente de cisaillement..... Pa
L^e	tenseur d'élasticité du 4 ^{ème} ordre	s	variable interne de résistance au cisaillement Pa
J	jacobien de la transformation	\dot{s}	dérivée de la variable s par rapport au temps..... $Pa \cdot s^{-1}$
T	tenseur des contraintes de Cauchy..... Pa	s_0	valeur limite de la variable interne s avant adoucissement..... Pa
T^*	tenseur des contraintes d'activation..... Pa	s_{ss}	valeur limite de la variable interne s après adoucissement..... Pa
T^{*d}	partie déviatorique du tenseur des contraintes d'activation..... Pa		
B	tenseur des contraintes dues à l'orientation moléculaire..... Pa		
B_i	$i^{ème}$ composante de la diagonale du tenseur		
B Pa		

Cet article présente les premières études expérimentales et numériques développées dans ce cadre. Après avoir présenté les essais dynamiques de tir et les premières simulations numériques du DRE, nous nous intéresserons plus particulièrement à la modélisation du comportement du matériau le constituant. L'intégration numérique d'une loi de comportement adaptée à notre cas sera ensuite décrite dans le but de déterminer une méthode efficace minimisant le temps de calcul.

2. Présentation de l'essai dynamique

2.1. Généralités concernant les DRE

La loi réglementant la commercialisation des DRE impose certaines contraintes aux concepteurs et fabricants de ces produits. Une des contraintes majeures consiste à homologuer l'aspect dit de sécurité du siège au moyen d'un essai dynamique. Celui-ci vise à simuler le choc frontal d'un véhicule léger contre une paroi rigide. Bien entendu de multiples autres configurations sont rencontrées dans la réalité (chocs arrière, latéral, ou encore « tonneaux »...). Certaines de ces configurations sont déjà normalisées (choc arrière), et d'autres le seront à court terme (choc latéral). Le choc frontal à 50 km.h⁻¹ contre une paroi rigide demeure cependant actuellement le plus sévère exigé par le règlement européen R44/03 en vigueur [1]. C'est donc naturellement à ce dernier auquel nous nous intéresserons plus précisément dans la présente étude.

Ce règlement impose également une restriction d'utilisation des DRE en fonction de l'âge de l'enfant, ou plus exac-

Tableau 1
Classes de DRE définies dans le règlement européen R44/03
Table 1
Classes of CRS as defined in the european reglementation R44/03

Groupe 0	enfant de moins de 10 kg
Groupe 0+	enfant de moins de 13 kg
Groupe I	enfant entre 9 et 18 kg
Groupe II	enfant entre 15 et 25 kg
Groupe III	enfant entre 22 et 36 kg

tement en fonction de son poids. En effet, la croissance d'un enfant est très importante lors des dix premières années de sa vie. Il en résulte de grandes différences morphologiques entre un enfant de quelques mois et un enfant de cinq ans par exemple. Afin de prendre en compte ce paramètre, cinq classes de DRE ont été définies. Elles sont présentées dans le Tableau 1.

Certains sièges peuvent cependant appartenir à plusieurs catégories s'ils sont modulables, c'est-à-dire adaptables à différentes morphologies d'enfant.

2.2. L'essai dynamique

L'essai dynamique, tel qu'il est décrit par le règlement R44/03, se présente comme suit :

- Le siège à tester est installé sur la banquette d'un chariot, simulant la banquette arrière d'un véhicule léger.
- Le chariot est projeté à une vitesse de 50 km.h⁻¹ contre un mur rigide provoquant une décélération prédéfinie.

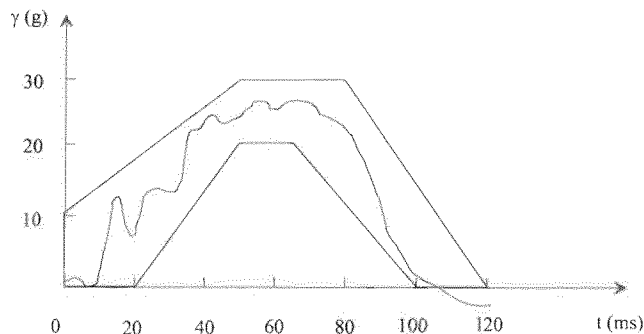


Fig. 1. Aire de validation de la décélération du chariot lors d'un choc frontal.

Fig. 1. Validation area of the vehicle deceleration during a frontal crash.

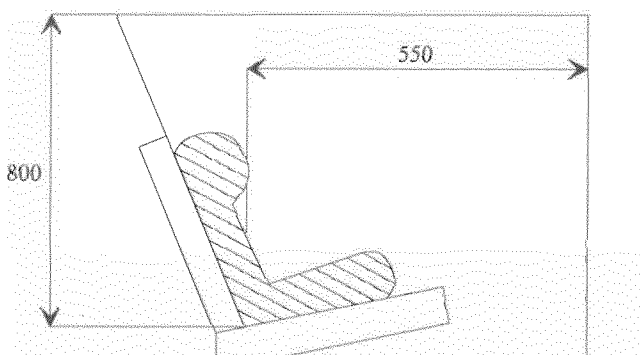


Fig. 2. Cadre délimitant les déplacements maxima (en mm) de la tête du mannequin lors d'un essai dynamique face vers l'avant [1].

Fig. 2. Maximum displacement limit (in mm) of the dummy head during a dynamic frontal test [1].

L'aire de validité de la décélération est présentée sur la Fig. 1.

- L'homologation du produit est alors soumise à deux conditions : une condition de déplacement et une condition de décélération. La condition de déplacement impose à la tête du mannequin de ne pas dépasser le cadre prédéfini dans le règlement, présenté sur la Fig. 2. La condition de décélération est double : la décélération verticale ne doit pas excéder 30g pendant plus de 3 ms cumulées et la résultante totale de la décélération ne doit pas dépasser 55g pendant le même laps de temps. Si ces conditions sont respectées, l'essai est validé.

Le but de la simulation numérique est de modéliser ce problème de dynamique afin de maîtriser l'histoire du siège, en déformations et en contraintes, tout au long du tir et ainsi améliorer la conception du produit. À terme elle permettra également, en modifiant les conditions aux limites sur la décélération du chariot, d'étudier la réponse de la structure sous différentes sollicitations, notamment en choc latéral voire lors de « tonneaux ».

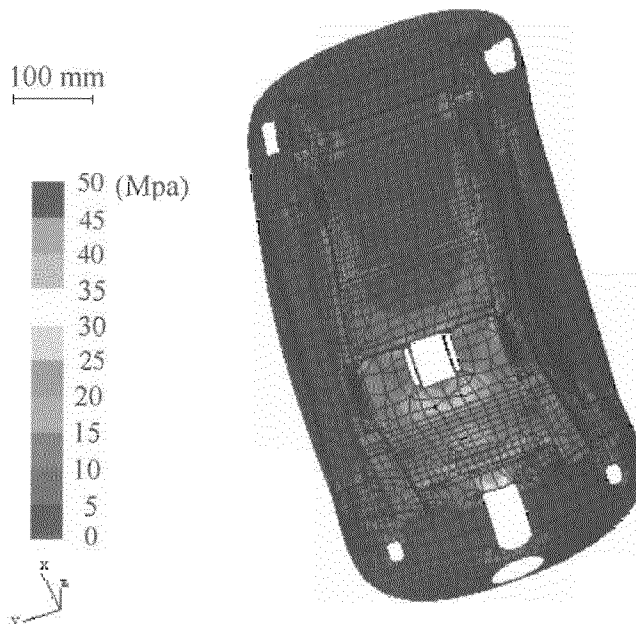


Fig. 3. Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises sur l'assise d'un DRE.

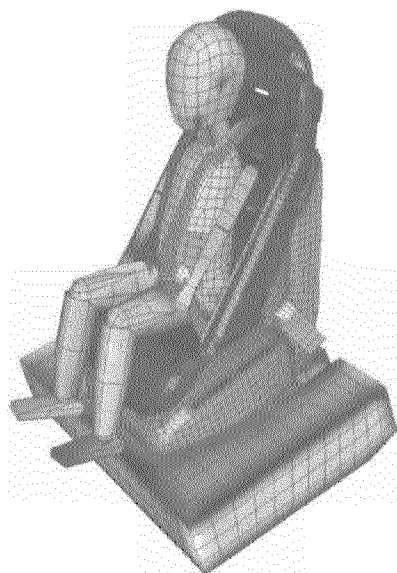
Fig. 3. Von Mises stress distribution in the seating of the CRS.

2.3. Simulation numérique

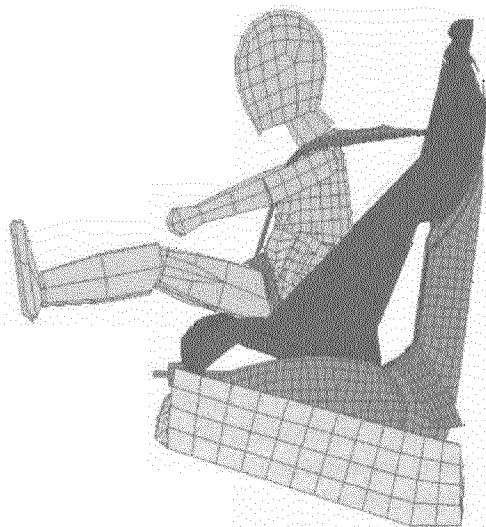
2.3.1. Cas élastostatique

De façon générale, un dispositif de retenue d'enfant de classe dite « groupe I » est constitué principalement par une assise, coque dans laquelle l'enfant est installé, et d'un socle, appelé « embase », directement au contact de la banquette du véhicule et sur laquelle l'assise est fixée de façon plus ou moins rigide suivant les fonctionnalités développées pour ce siège. Dans un premier temps, nous avons réalisé une étude simple de la structure ou plus précisément de sa partie principale, l'« assise ». Le maillage a été réalisé par le mailleur automatique du logiciel Pro-Engineer à partir d'un modèle CAO simplifié. Une étude des liaisons entre les différents éléments constitutifs du DRE, le mannequin et le chariot a permis de déterminer les conditions aux limites de notre problème. Le calcul a été réalisé avec une loi de comportement élastique linéaire à l'aide du code de calcul SAMCEF. Les premiers résultats sont tout à fait encourageants malgré la simplicité du modèle. En effet, lors d'essais effectués à l'UTAC on a pu observer une zone de plastification et de rupture autour de la liaison inférieure de l'assise et notre calcul montre une concentration de contrainte importante au niveau de cette partie inférieure (Fig. 3).

Cependant si on souhaite connaître l'évolution de ces contraintes au cours du temps et obtenir des valeurs d'amplitude plus conformes à la réalité, il est nécessaire d'améliorer ce modèle. L'étape suivante consiste ainsi à prendre en compte l'aspect dynamique de l'essai.



(a)



(b)

Fig. 4. Simulation numérique pour une configuration standard de la géométrie du DRE et des modes d'attaches des sangles. (a) Maillage de la structure banquette/DRE/mannequin au repos. (b) Résultat de la simulation au temps $t = 80$ ms.

Fig. 4. Numerical simulation for a standard configuration of the CRS geometry and the belt links. (a) Mesh of the structure bench/CRS/dummy without solicitation. (b) Result of the simulation at time $t = 80$ ms.

2.3.2. Cas élastodynamique

Une simulation dynamique de l'essai de tir a été récemment mise en œuvre à l'aide du code de calcul RADIOSS.

La modélisation, représentée sur la Fig. 4, prend en compte, au niveau du chariot, la mousse de la banquette ainsi que la ceinture 3 points. Les différents éléments constitutifs du DRE sont considérés, à savoir principalement l'assise, l'embase et le harnais 5 points. Enfin, le mannequin constitue le dernier élément du modèle. Les caractéristiques mécaniques de la mousse de la banquette et celles du tissu de fibres synthétiques composant les sangles sont décrites et imposées par le règlement R44/03. Le mannequin

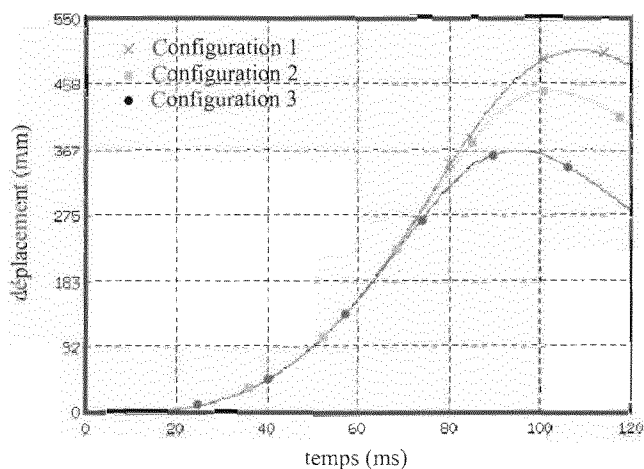


Fig. 5. Comparaison de la simulation du déplacement longitudinal de la tête du mannequin pour trois configurations différentes.

Fig. 5. Comparison of simulations of the longitudinal displacement of the dummy head in three different cases.

numérique utilisé, de type TNO P3, pèse 15,1 kg et a une morphologie équivalente au 50^{ème} percentile d'un enfant de 3 ans. Il s'agit d'un modèle rigide avec abdomen déformable.

Les conditions aux limites consistent en une gestion des contacts au niveau des liaisons sangle/mannequin et sangle/embase. Des fixations sont également imposées sur la ceinture 3 points au niveau des points d'ancrage sur le véhicule. La décélération de la banquette suit la courbe représentée sur la Fig. 1.

Un modèle élastoplastique de Johnson-Cook a été choisi pour modéliser le comportement dynamique du matériau constitutif du DRE.

Les résultats obtenus pour un tel modèle permettent principalement la comparaison des réponses de structures différentes. La Fig. 5 présente les courbes de déplacement longitudinal de la tête du mannequin pour 3 configurations différentes. La première est une configuration dite standard, c'est-à-dire pour laquelle on dispose d'une géométrie de base de la structure et de conditions aux limites de type liaison classiques entre la ceinture 3 et l'embase. La seconde est une configuration avec une géométrie améliorée, principalement au niveau de la rigidité de la structure. Enfin, la troisième diffère de la précédente au niveau du mode d'attache de la partie supérieure du DRE qui, dans ce cas, vise à maintenir la partie supérieure de la structure afin d'éviter un effet de basculement au cours du choc. Les résultats observés montrent des écarts importants entre les maxima des configurations 1, 2 et 3 ce qui tend à démontrer que la configuration 3 doit être privilégiée en terme de déplacement longitudinal.

Cependant, ces résultats ont un intérêt essentiellement qualitatif. La méconnaissance de la réponse du matériau aux sollicitations imposées limite encore ce modèle dans son aspect prédictif. En effet, la cinématique du mannequin

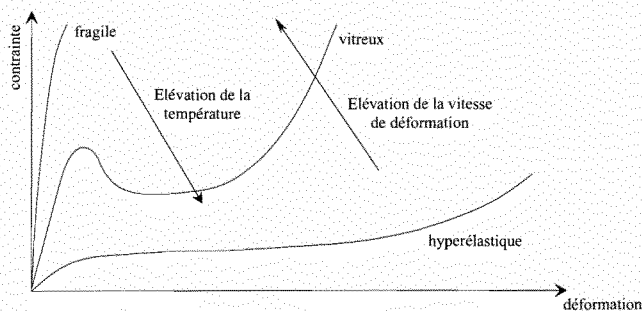


Fig. 6. Différentes réponses schématiques d'un polymère soumis à un essai de traction uniaxiale suivant la température et la vitesse de déformation.

Fig. 6. Different schematic responses of a polymer under uniaxial extension as a function of temperature and strain rate.

dépend naturellement de l'évolution spatiale du DRE au cours du temps. Ainsi même si la simulation numérique fournit des informations intéressantes sur la cinématique de l'ensemble banquette/DRE/mannequin au niveau qualitatif, la nécessité d'une plus grande précision sur les valeurs des déplacements et des contraintes dans la structure étudiée impose encore d'affiner le modèle. Dès lors, l'utilisation d'une loi de comportement adaptée au matériau constituant la structure s'impose.

3. Modélisation du comportement d'un polymère vitreux

3.1. Généralités

Le matériau constituant le DRE étudié est un polypropylène, vitreux à température ambiante. Différentes lois visant à décrire le comportement de ce type de matériau existent. Cependant à l'heure actuelle aucune n'est réellement satisfaisante.

Le comportement des matériaux polymères est très complexe. Notons tout d'abord qu'un même matériau peut réagir différemment à une même sollicitation. Ce type de matériau est en effet très sensible à la température, à la vitesse de déformation et à la pression hydrostatique. Il peut se comporter comme un caoutchouc (à température élevée), ou comme un matériau vitreux voire fragile (à plus faible température), comme le montre la Fig. 6.

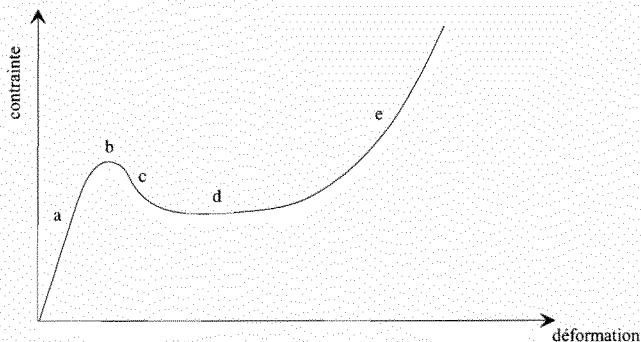


Fig. 7. Courbe schématique contrainte/déformation caractéristique d'un polymère vitreux : (a) phase élastique, (b) crochet, (c) adoucissement, (d) étirage, (e) durcissement.

Fig. 7. Schematic stress/strain curve for a glassy polymer: (a) elastic phase, (b) yield, (c) strain softening, (d) cold drawing, (e) strain hardening.

3.2. Comportement mécanique d'un polymère vitreux

A présent, observons, sur la Fig. 7, les différentes étapes de la déformation d'une éprouvette de traction en polypropylène. La phase (a) est une phase purement élastique. La déformation augmentant, on atteint un crochet de plastification correspondant au début de la striction localisée (b), puis on observe un adoucissement (c) traduisant l'accentuation de ce phénomène, une phase de stabilisation de la contrainte (d) qui met en évidence la propagation de la striction le long de l'échantillon et une fois celle-ci achevée le matériau durcit jusqu'à la rupture (e).

Boyce et al. [2] ont expliqué ces comportements en analysant ces phénomènes au niveau moléculaire, comme représenté sur la Fig. 8. Lors d'un essai de traction, les chaînes de molécules tendent à s'aligner. Cependant les liaisons internes entre ces dernières empêchent dans un premier temps leur rotation. C'est la phase élastique. La contrainte augmentant, la déformation devient irréversible lorsque l'énergie dépasse le seuil nécessaire pour rompre ces liaisons et permettre la rotation des molécules. L'adoucissement correspond ainsi à la rotation et donc à l'alignement des chaînes moléculaires, qui dès lors s'étirent en rigidifiant le matériau jusqu'à la rupture. En grandes déformations, du fait de l'alignement de ces chaînes, le matériau devient donc fortement anisotrope [3,4]. Notons également que ces déformations plastiques irréversibles génèrent une élévation locale de la température. Cependant, dans notre modèle, nous supposons cette élévation négligeable et considérons la température constante comme le font d'autres auteurs [5,6].

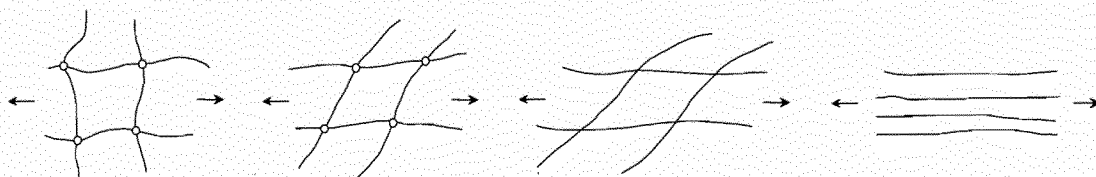


Fig. 8. Histoire simplifiée de la déformation au niveau moléculaire.

Fig. 8. Deformation history at molecular level.

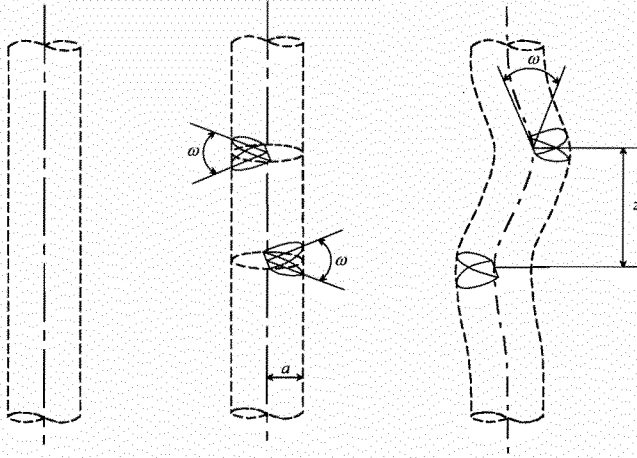


Fig. 9. Inclusion de défauts dans les chaînes moléculaires lors du cisaillement selon le modèle d'Argon [7].

Fig. 9. Defaults inclusion in molecular chains during shear test by Argon [7].

3.3. Le modèle élastoviscoplastique de Boyce, Parks et Argon (BPA)

Le modèle choisi a été développé spécifiquement pour les polymères vitreux. Le principe général consiste à superposer deux résistances, la première isotrope empêchant la rotation des chaînes de molécules, la seconde entropique et donc due à leur alignement. La résistance isotrope est définie à partir du modèle d'Argon [7] simulant l'inclusion de défauts dans les chaînes de molécules lors du cisaillement, comme le montre la Fig. 9. La résistance entropique quant à elle est modélisée à l'aide d'un modèle moléculaire hyperélastique à 3 chaînes [8] ou, mieux encore, par celui à 8 chaînes [9,10], présentés sur la Fig. 10.

Cette loi de comportement décompose le gradient des déformations globales \mathbf{F} en un produit du gradient symétrique des déformations élastiques \mathbf{F}^e et du gradient des déformations plastiques \mathbf{F}^p séparable en déformations plastiques pures \mathbf{V}^p et rotation pure \mathbf{R}^p [11] :

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^e \mathbf{F}^p, \quad \mathbf{F}^e = (\mathbf{F}^e)^T, \quad \mathbf{F}^p = \mathbf{V}^p \mathbf{R}^p \quad (1)$$

Notons que la solution du problème est indépendante du choix de la décomposition du tenseur rotation $\mathbf{R} = \mathbf{R}^e \mathbf{R}^p$ [12]. On peut donc choisir $\mathbf{R}^e = \mathbf{I}$ et $\mathbf{R} = \mathbf{R}^p$, ce qui implique la symétrie du tenseur de la transformation élastique \mathbf{F}^e .

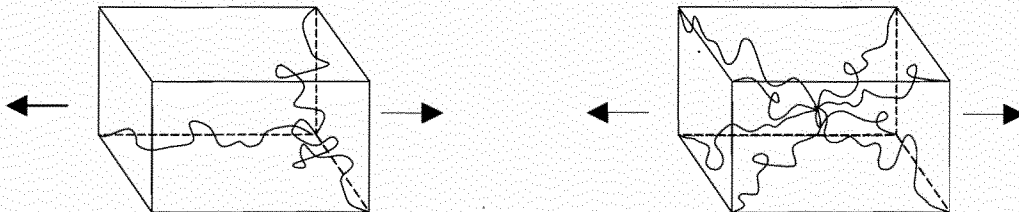


Fig. 10. Schémas du mode de déformation des modèles moléculaires hyperélastiques 3 chaînes [8] et 8 chaînes [9].

Fig. 10. Deformation mode of the 3 chains [8] and 8 chains [9] hyperelastic molecular models.

La formulation de Hencky [13] permet de déterminer le tenseur des contraintes de Cauchy par :

$$\mathbf{T} = \frac{1}{J} \mathbf{L}^e (\ln \mathbf{F}^e) \quad (2)$$

où \mathbf{L}^e est le tenseur d'élasticité du quatrième ordre et J le jacobien de la transformation. Le tenseur des contraintes d'activation \mathbf{T}^* s'écrit alors dans la configuration déformée :

$$\mathbf{T}^* = \mathbf{T} - \frac{1}{J} \mathbf{F}^e \mathbf{B} \mathbf{F}^e \quad (3)$$

avec \mathbf{B} , le tenseur des contraintes dues à l'orientation moléculaire défini dans le cas d'un modèle moléculaire 3 chaînes incompressible par :

$$B_i = C^R \frac{\sqrt{N}}{3} \left[V_i^p L^{-1} \left(\frac{V_i^p}{\sqrt{N}} \right) - \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 V_j^p L^{-1} \left(\frac{V_j^p}{\sqrt{N}} \right) \right] \quad \text{pour } i = 1, 3 \quad (4)$$

et dans le cas d'un modèle moléculaire 8 chaînes incompressible :

$$B_i = C^R \frac{\sqrt{N}}{3} L^{-1} \left(\frac{V_i^p}{\sqrt{N}} \right) \frac{V_i^{p^2} - I_1/3}{V_{\text{chain}}^p} \quad \text{pour } i = 1, 3 \quad (5)$$

où C^R est le module d'hyperélasticité, N le nombre de liaisons rigides entre les enchevêtrements des chaînes moléculaires et L^{-1} la fonction inverse de la fonction de Langevin [8]. Notons que l'hypothèse de l'incompressibilité de la déformation plastique est contenue dans le choix de ce modèle.

Les dépendances en température et en pression hydrostatique sont prises en compte dans le calcul de la vitesse de cisaillement plastique décrit par Argon [7] :

$$\dot{\gamma}^p = \dot{\gamma}_0 \exp \left[-\frac{As}{\theta} \left(1 - \left(\frac{\tau}{s} \right)^{5/6} \right) \right] \quad (6)$$

s étant la résistance au cisaillement qui caractérise le phénomène d'adoucissement du matériau. On peut alors déterminer la vitesse de déformation plastique dans la configuration déchargée :

$$\mathbf{D}^p = \dot{\gamma}^p \mathbf{N} \quad (7)$$

\mathbf{N} dépendant du déviateur du tenseur des contraintes d'activation \mathbf{T}^{*d} par l'équation :

$$\mathbf{N} = \frac{1}{\sqrt{2}\tau} \mathbf{T}^{*d} \quad (8)$$

Ce modèle bien que relativement complexe est un des seuls capables de rendre compte de sollicitations sous différents cas de chargement. Il est tridimensionnel et a été validé avec succès pour différents polymères [3,14,15].

4. Intégration numérique du modèle BPA

Du fait de la complexité de la loi précédente et de son caractère fortement non-linéaire, son emploi reste coûteux en temps de calcul. Pour résoudre ce problème, on souhaite comparer son implantation dans un code de calcul par des schémas d'intégration explicite et implicite.

4.1. Intégration par un schéma explicite

L'intégration du modèle de Boyce, Parks et Argon se fait en deux étapes [16]. La première consiste à déterminer les parties élastique et plastique du tenseur gradient des déformations globales dans la décomposition (1). Dans un second temps, on doit déterminer la valeur de la variable interne s qui varie avec la déformation.

Le gradient des déformations plastiques est obtenu par un schéma d'Euler explicite. On calcule le gradient \mathbf{F}_{t+dt}^p au temps $t + dt$ directement à partir du gradient \mathbf{F}_t^p au temps discret précédent :

$$\mathbf{F}_{t+dt}^p = [\mathbf{I} - dt \mathbf{D}_t^p]^{-1} \mathbf{F}_t^p \quad (9)$$

où \mathbf{D}_t^p est le tenseur des vitesses de déformation plastique du milieu au temps t .

La détermination de la variable interne s est effectuée de façon identique, sa variation étant définie par l'équation différentielle suivante :

$$\dot{s} = h \left(1 - \frac{s}{s_{ss}} \right) \dot{\gamma}^p \quad (10)$$

Pour le schéma explicite, on a alors :

$$s_{t+dt} = s_t + dt \dot{s}_t \quad (11)$$

4.2. Intégration par un schéma implicite

Pour l'intégration implicite, on cherche à déterminer à la fois le tenseur gradient des déformations plastiques et la variable interne s . Cette fois \mathbf{F}_{t+dt}^p et s_{t+dt} sont déterminés à partir des valeurs calculées au même instant $t + dt$. Cette méthode nécessite ainsi deux boucles d'intégration. Dans un premier temps on prédit les valeurs de \mathbf{F}_{t+dt}^p et s_{t+dt} à partir des valeurs obtenues au temps discret précédent :

$$\mathbf{F}_{t+dt}^{p0} = [\mathbf{I} - dt \mathbf{D}_t^p]^{-1} \mathbf{F}_t^p \quad \text{et} \quad s_{t+dt}^0 = s_t + dt \dot{s}_t \quad (12)$$

où l'exposant 0 représente la première itération.

Dans un second temps, on itère sur \mathbf{F}_{t+dt}^p et s_{t+dt} jusqu'à convergence :

$$\mathbf{F}_{t+dt}^i = [\mathbf{I} - dt \mathbf{D}_{t+dt}^{i-1}]^{-1} \mathbf{F}_t^p \quad \text{et} \quad s_{t+dt}^i = s_t + dt \dot{s}_{t+dt}^{i-1} \quad (13)$$

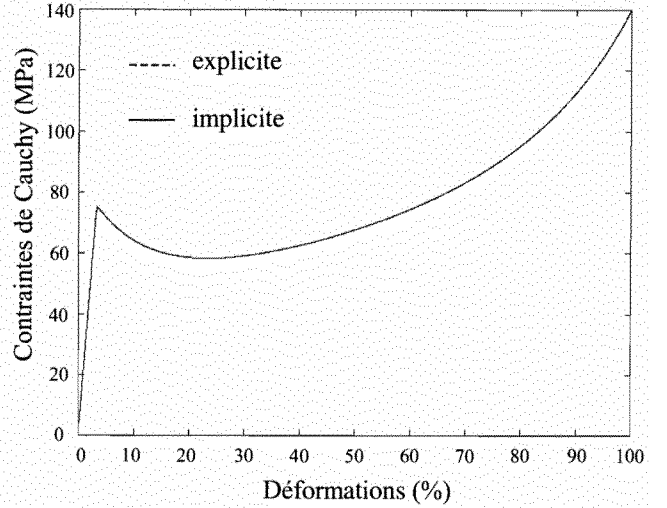


Fig. 11. Courbe contrainte/déformation d'une éprouvette de polycarbonate en compression. Comparaison des résultats obtenus par intégration explicite ou implicite.

Fig. 11. Stress/strain curve of PC during uniaxial compression test. Comparison of the results obtained with the explicit or the implicate time integration.

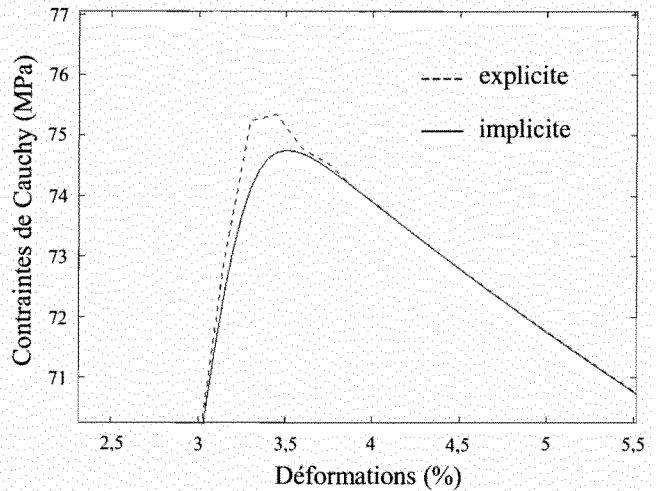


Fig. 12. Courbe contrainte/déformation d'une éprouvette de polycarbonate en compression. Comparaison des résultats obtenus par intégration explicite ou implicite au niveau du crochet de plastification.

Fig. 12. Stress/strain curve of PC during uniaxial compression test. Comparison of the results obtained at yield with the explicit or the implicate time integration.

4.3. Comparaison explicite/implicite

Ces modèles ont été validés à partir d'exemples bibliographiques [14,15]. Les Figs. 11 et 12 présentent la courbe contrainte/déformation pour un essai de traction sur une éprouvette de polycarbonate (PC) tel qu'il est décrit par Boyce et Arruda [15]. La vitesse de déformation et la température sont supposées constantes, de valeur respective 10^{-2} s^{-1} et 298 K. Dans ce cas, les caractéristiques du matériau sont les suivantes : $E = 2300 \text{ MPa}$, $\nu = 0,3$,

$C^R = 17 \text{ MPa}$, $N = 3,5$, $\dot{\gamma}_0^p = 2 \cdot 10^{15} \text{ s}^{-1}$, $A = 241$, $s_0 = 97 \text{ MPa}$, $s_{ss} = 73 \text{ MPa}$, $h = 500 \text{ MPa}$.

La Fig. 11 présente les résultats obtenus pour ce modèle avec une intégration explicite et avec une intégration implicite de la loi de comportement. Le pas de temps limite avant l'apparition des oscillations numériques avec la méthode explicite est de 0,15 s et la durée du calcul est de 0,16 s CPU. Dans le cas implicite, le pas de temps maximal nécessaire pour obtenir la convergence est de 0,05 s, le temps de calcul étant de 0,77 s CPU (calculs effectués sur un Pentium II 350 MHz). On a donc pu utiliser un pas de temps trois fois plus important par la méthode explicite, et diviser par cinq le temps de calcul. La comparaison des deux courbes nous permet de constater des résultats tout à fait équivalents pour les deux méthodes, au niveau des valeurs de contraintes et de déformations. En examinant ces courbes dans le détail, on constate un écart de l'ordre de 2,5 % sur les contraintes au niveau du crochet de plastification (Fig. 12). Cet écart diminue très vite avec l'accroissement de la déformation jusqu'à devenir négligeable (en cinq pas de temps).

Cette première étude semble indiquer que, pour notre problème, il est possible d'utiliser un pas de temps plus important pour une intégration explicite que pour une méthode implicite. Le temps de calcul est alors bien évidemment considérablement réduit du fait de l'augmentation du pas de temps et de l'absence d'itération au cours de l'intégration. Cette observation va à l'encontre des résultats observés classiquement pour les études d'intégration temporelle utilisées dans les problèmes de dynamique. Ce résultat devra donc être confirmé sur des cas plus généraux tridimensionnels. C'est pourquoi, l'implantation de cette loi de comportement dans le code de calcul ABAQUS est actuellement en cours.

5. Conclusion

Dans le but de mieux comprendre les réponses des dispositifs des retenues pour enfant lors de crash tests et par conséquent d'améliorer la sécurité de ces produits, différents modèles numériques ont été développés et leurs résultats analysés.

Les premiers résultats de simulation obtenus sont encourageants. Un modèle très simplifié élastostatique a permis de mettre en évidence une zone de concentration de contraintes correspondant à la zone de rupture observée lors des tirs réels. Pour l'approche dynamique, le modèle développé permet l'obtention d'une cinématique approchée, intéressante notamment pour des études comparatives. Cependant, afin d'améliorer ce modèle encore trop simple, la simulation doit

prendre en compte à la fois le caractère dynamique de l'essai et le comportement non-linéaire du matériau. Une intégration « efficace » de la loi de comportement est dès lors primordiale afin de limiter le temps de calcul, par ailleurs souvent important en dynamique. La comparaison entre intégration implicite et intégration explicite du modèle BPA adapté aux polymères vitreux laisse pour le moment supposer que le choix d'une intégration explicite permet un gain de temps important pour une perte d'information relativement faible. Il reste cependant à vérifier et valider ces observations dans le cas de simulations numériques tridimensionnelles.

Références

- [1] R44/03, Prescriptions uniformes relatives à l'homologation des dispositifs de retenue pour enfants à bord des véhicules à moteur, Norme Européenne, 1998.
- [2] M.C. Boyce, D.M. Parks, A.S. Argon, Large inelastic deformation of glassy polymers. Part I : Rate dependent constitutive model, *Mech. Mater.* 7 (1988) 15–33.
- [3] E. Arruda, M. Boyce, Evolution of plastic anisotropy in amorphous polymers during finite straining, *Int. J. Plasticity* 9 (1993) 697–720.
- [4] R. Haward, R. Young, *The Physics of Glassy Polymers*, 2nd ed., Chapman-Hall, 1997.
- [5] E. Arruda, M. Boyce, R. Jayachandran, Effects of strain rate, temperature and thermomechanical coupling on finite strain deformation of glassy polymer, *Mech. Mater.* 37 (1995) 647–665.
- [6] Y. Tillier, Identification par analyse inverse du comportement mécanique des polymères solides. Applications aux sollicitations multiaxiales et rapides, Thèse, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1998.
- [7] A.S. Argon, A theory for the low-temperature plastic deformation of glassy polymers, *Philos. Mag.* 28 (1973) 839–865.
- [8] M. Wang, E. Guth, Statistical theory of networks of non-Gaussian flexible chains, *J. Chem. Phys.* 20 (1952) 1144–1157.
- [9] E. Arruda, M. Boyce, A three dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials, *J. Mech. Phys. Solids* 41 (1993) 389–412.
- [10] C. G'Sell, A. Souahi, Modélisation entropique du durcissement des polymères vitreux, in: *Génie Mécanique des caoutchoucs et des élastomères thermoplastiques*, Appollon-INPL, 1997, pp. 105–124.
- [11] E. Lee, Elastic-plastic deformation at finite strains, *J. Appl. Mech.* 36 (1969) 1–6.
- [12] M.C. Boyce, G.G. Weber, D.M. Parks, On the kinematics of finite strain plasticity, *J. Mech. Phys. Solids* 37 (1989) 647–665.
- [13] L. Anand, On H. Hencky's approximate strain-energy function for moderate deformations, *J. Appl. Mech.* 46 (1979) 78–82.
- [14] M.C. Boyce, Large inelastic deformation of glassy polymers, PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1988.
- [15] M.C. Boyce, E. Arruda, An experimental and analytical investigation of the large strain compressive and tensile response of glassy polymers, *Polymer Engng. Sci.* 30 (1990) 1288–1298.
- [16] G. Weber, L. Anand, Finite deformation constitutive equations and a time integration procedure for isotropic, hyperelastic-viscoplastic solids, *Comput. Methods Appl. Mech. Engng.* 79 (1990) 173–202.